



## 저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공학석사 학위논문

역보정법을 이용한 핫 프레스 포밍  
공정용 판재의 기계적 특성 분석

**Characterization of Mechanical Properties for  
Hot Press Forming Sheets Based on Inverse  
Calibration Method**

2016년 2월

서울대학교 대학원

재료공학부

유 동 훈

# 역보정법을 이용한 핫 프레스 포밍 공정용 판재의 기계적 특성 분석

## Characterization of Mechanical Properties for Hot Press Forming Sheets Based on Inverse Calibration Method

지도교수 정 관 수

이 논문을 공학석사 학위논문으로 제출함  
2015년 10월

서울대학교 대학원  
재료공학부  
유 동 훈

유동훈의 공학석사 학위논문을 인준함  
2016년 1월

위 원 장 \_\_\_\_\_ 한 홍 남 (인)

부위원장 \_\_\_\_\_ 정 관 수 (인)

위 원 \_\_\_\_\_ 유 응 렬 (인)

## 국문 초록

본 연구에서는 2.0mm 두께의 핫 프레스 포밍공정용(Hot press forming) 판재의 고온 성형해석을 시도하였다. 고온에서 균일 연신구간 이후에도 인장시편이 파단되기 전까지 상당한 변형량을 측정하기 위해 연신율 측정장치를 개발하였다. 열물성으로는 온도에 따른 비열, 열전도도, 열팽창계수를 측정하였고, 경화곡선에 대해서는 각 온도 별 일축 인장 실험을 변형률 속도를 다르게 설정하여 실제 제품 공정과 동일한 열이력 하에서 물성을 측정하였다. 측정된 공칭응력-변형률 곡선을 유한 요소 해석(FEM)을 이용한 역보정법을 수행하여 측정결과에 대한 보정을 실시하였다. 또한 열 수치해석을 위하여 Johns-Cook 공식을 이용하여 온도 및 변형률 속도별 경화곡선 수식화 하였다. 불균일 연신구간 이후의 물성을 획득하기 위하여 수정된 Johns-cook 공식을 도입하였다.

역보정법으로 구한 물성을 이용하여 실제제품의 축소형 제품을 실시하였다. 고온 성형해석은 LS-dyna를 이용하였고 재료의 변형과 열전달을 동시에 고려하는 조건하에서 해석을 실시하였다.

**주요어: Metals, Hot press forming, Inverse characterization method, Thermal analysis, Mechanical behavior**

**학 번: 2006-20860**

# 목 차

국문초록.....	i
목 차.....	ii
List of Figures.....	iv
List of Tables.....	vi
I. 서론.....	1
II. 본론.....	4
1. 이론.....	4
1.1. 항복함수 및 경화곡선.....	4
1.2. 응력 적분법 및 수치해석을 위한 정식화.....	6
2. 실험.....	10
2.1. 소재 물성 평가.....	10
2.1.1 열물성 및 온도 별 탄성계수 평가.....	10
2.2. 일축 인장 시험.....	16
2.2.1. 장비 구성.....	16
2.2.2. 시험 시편.....	22
2.2.3. 시험 방법 및 조건.....	25
2.2.4. 실험 결과.....	29
3. 유한요소법을 통한 물성보정.....	33
3.1. 균일연신 구간에 대한 물성 보정.....	34

3.2. Johnson-Cook 식을 이용한 data fitting.....	36
3.3. 균일연신 이후 구간에 대한 물성보정.....	38
4. 고온 성형 시험 -미니 범퍼-	40
5. 고온성형 해석.....	45
5.1. 해석 모델 및 경계조건.....	45
5.2. 2차원 고온성형 해석 결과.....	48
III. 결론.....	53
IV. 참고문헌.....	55
Abstract.....	56

## List of Figures

- Fig.1. Schematic view of the progressive update of the new stress
- Fig.2. Measured temperature-dependent specific heat
- Fig.3. Measured temperature-dependent thermal conductivity
- Fig.4. Measured temperature-dependent thermal expansion rate
- Fig.5. Measured temperature-dependent thermal expansion coefficient
- Fig.6. Temperature-dependent elastic modulus
- Fig.7. Universal tensile test machine, Shimadzu AG-100kNx, equipped with a  
high temperature furnace
- Fig.8. The external extensometer to measure the relative displacement  
between two grip holders using connecting rods and wires
- Fig.9. An external electric furnaces, WiseTherm FHP-03
- Fig.10. High temperature furnace equipped to the universal tensile test  
machine (Furnace-2)
- Fig.11. Three temperature controllers in the furnace
- Fig.12. Upper and lower grips with a specimen
- Fig.13. Dimensions of the specimen (unit:mm)
- Fig.14. Schematic view of the test specimen with two grip holders (the gauge  
length,  $l_0$ , is 10mm)
- Fig.15. Stress distribution in a typical FEM analysis of the simple tension at a  
high temperature
- Fig.16. Thermal histories for the tensile test
- Fig.17. Convergence of the specimen temperatures to test temperatures
- Fig.18. Engineering flow curves for annealed time

- Fig.19. The thickness effect of flow stress curves
- Fig.20. The direction effect on flow stress curves
- Fig.21. Measured engineering flow curves for 2.8mm PO sheet at test temperatures with
- Fig.22. Process of inverse calibration method
- Fig.23. Mathematical and converged hardening data up to UTS
- Fig.24. Converged trial curves valid beyond UTS
- Fig.25. Schematic view of the HPF equipment with positions of cooling water pipes and thermocouples (a half view by symmetry)
- Fig.26. Three positions of the lower holder: (a) 10mm below the initial blank position, (b) 50mm, and (c) 80mm
- Fig.27. Thickness distribution after Hot press forming
- Fig.28. Rockwell C hardness for different holding time
- Fig.29. Schematic view for the HPF process and boundary conditions with thermocouples marked with stars: (a) mechanical and (b) thermal boundary conditions
- Fig.30. (a) The simulated temperature profile at the tools after 10 seconds for Case 1, (b) The simulated temperature profile at the blank after 10 seconds for case 1 and locations at the blank to measure the Rockell C hardness value
- Fig.31. Comparison of simulated (solid line) and experimental temperature (dotted line), at four thermocouples for four cases
- Fig.32. Simulated temperature histories at three locations of the blank on the conditions cooling transformation (CCT) diagram
- Fig.33. Comparison of thickness distributions at the final part between the simulated and experimental results



## **List of Tables**

Table 1. Coefficients for Johnson and cook equation of PO

# I. 서론

근래 자동차 업계에서 직면되고 있는 사안으로 온실가스 배출로 인한 엄격해진 환경규제법과 급변하는 유가에 따른 차량의 연비향상 요구가 대두되고 있다. 이로 인해 최근 차량의 고 연비를 목표로 하는 기술 및 소재개발 필요성의 비중이 증가하고 있으며 이를 실현시키기 위한 방법으로 자동차 경량화에 대한 지속적인 연구가 진행되고 있다. 자동차 업계는 자동차의 경량화와 안정성을 얻기 위한 방법으로 자동차 내에 DP, TRIP 같은 고강도 강의 사용을 늘여가고 있는데, 고강도강의 특성상 낮은 연성과 고강도에 따른 탄성회복(Spring-back)의 문제로 제품 성형에 어려움을 겪고 있다. 이러한 문제들을 해결하기 위한 여러 가지 방법들이 제시되었는데 그 중 한가지가 본 연구에서 다루고자 하는 고온성형법이다. 고온 성형법은 B, Mo, Cr 등 경화능이 큰 원소를 첨가하여 경화능을 향상시킨 강재를 변태점 이상인 900℃의 고온으로 가열한 다음 프레스 다이에서 제품을 열간성형하면서 급속 냉각하여 고강도 제품을 제조하는 판재성형법으로써 1973년 스웨덴의 철강사인 SSAB 프라냐에서 개발한 이후 현재 수십 종의 자동차 부품에 대하여 개발 적용되고 있다[1]. 고온 성형법의 장점은 고온에서 재료의 연신율이 증가함에 따라 성형성(Formability)이 증가하며 탄성회복 현상이 거의 일어나지 않는다는 것과 급냉을 통해 고온에서의 오스테나이트(Austenite)상이 마르텐사이트(Martensite)로 상변이되면서 고강도의 제품을 얻을 수 있다는 것이다.

고온성형 해석을 위해서는 기본적으로 온도에 따른 열물성과 고온에서의 경화곡선이 필요하다. 현재까지 고온에서 경화곡선을 측정하는 장비로는 Gleeble 시험기가 많이 사용되고 있으나 연신구간 내에 온도분포가 균일하지 않아 정확한 경화곡선을 얻는데 어려움이 있었다. 따라서 고온물성 측정을 위한 장비를 개발하였다. 열물성으로서는 온도에 따른 비열, 열전도도, 열팽창계수가 측정되었고, 경화곡선에 대해서는 온도와 변형률 속도에 따라 크게 달라지므로 온도 및 변형률 속도별로 측정하였다. 또한 경화곡선은 열이력에 따라서도 달라지므로 정확한 물성을 위해서 실제 공정과 동일한 열이력 하에서 물성을 측정하였다. 그리고 경화곡선은 장비의 한계로 인하여 재료의 정확한 물성이 아니다. 따라서 유한요소법을 이용하여 측정결과에 대한 보정을 실시하였다. 그리고 수치해석을 위하여 Johnson 과 Cook[2] 공식을 이용하여 수식화 하였다. 위의 모든 물성이 고려된 LS-DYNA의 User subroutine을 이용하여 2차원 고온 성형 해석을 수행하였다.

고온에서는 상온에 비해 변형량이 상대적으로 많고 균일 연신구간 이후에도 인장시편이 파단되기 전까지 상당한 량의 변형을 보인다. 따라서 재료의 파단 시까지 정확한 경화곡선이 측정되어야 하기 때문에 신율 측정기를 포함한 고온 인장시험기를 개발하였다. 그리고 소성변형에 의한 열발생, 온도에 따른 탄성계수 그리고 해석 시 Blank의 대류경계조건 등을 추가하여 기존 수치해석법을 개선하였다. 이를 바탕으로 하여 고온성형시험과 수치해석을 수행하여 온도 및 경도 그리고 두께 데이터를 서로 비교하였다. 마지막으로 다양한

온도 이력에 대한 시험을 수행하여, 온도 이력에 따른 재료의 물성 변화를 구현할 수 있는 User subroutine을 개발하고, 불균일한 온도 분포를 가지는 Blank에 대한 고온 성형해석을 수행하였다.

## II. 본론

### 1. 이론

#### 1.1 항복함수 및 경화거동

고온성형에서는 판재의 방향별 항복거동이 동일하다는 가정 하에 Mises 항복함수를 사용하였다. 판재의 경우 두께 방향 응력이 0이라는 평면응력(Plane stress) 조건일 때 Mises 항복함수의 형태는 다음과 같아진다.

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\sigma_{xx}^2 - \sigma_{xx}\sigma_{yy} + \sigma_{yy}^2 + 3\sigma_{xy}^2} \quad (1.1.1)$$

고온 성형에서는 탄성회복현상이 거의 일어나지 않으므로 재료의 경화거동을 단순화하여 인장 및 압축 거동이 동일하고 방향 별로 경화거동이 동일하다는 가정 하에 등방경화(Isotropic hardening)이론을 적용하였다. 고온에서의 경화곡선은 온도 및 변형률 속도에 따라 크게 달라진다. 본 연구에서 경화거동을 모사하기 위해 Johnson and Cook[2]이 사용되었고 그 형태는 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = (\sigma_0 + B\epsilon^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right) \left[1 - \text{sign}\left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right) \left|\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right|^m\right] \quad (1.1.2)$$

여기서  $T_m$ 은 재료의 녹는점,  $T_r$ 은 기준경화곡선 측정온도,  $\dot{\epsilon}_0$ 는 기준 변형률 속도,  $C$  및  $m$ 은 각각 변형률 속도 및 온도변화를 대표하는 상수이다.

## 1.2 응력 적분법 및 수치해석을 위한 정식화

응력 적분 법에서 갱신된 응력은 주어진 변형률 증분  $\Delta \boldsymbol{\varepsilon}$  에 의해서 탄성으로 가정된다. 따라서

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1}^T = \boldsymbol{\sigma}_n + \mathbf{C} \cdot \Delta \boldsymbol{\varepsilon} \quad (1.2.1)$$

이고 여기서 윗첨자 ‘T’ 는 가상(trial) 상태를, 아래첨자 n 과 n+ 1은 계산 시간 단계를 나타낸다. 시간 단계 n+ 1에서의 내부 변수(internal variable)의 가상 값은 전 단계의 값을 취한다. 즉,

$$\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{n+1}^T = \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_n, \quad \mathbf{a}_{n+1}^T = \mathbf{a}_n \quad (1.2.2)$$

만약 가상 값들이 다음과 같은 응력 조건(yield condition)을

$$f(\boldsymbol{\sigma}_{n+1}^T) - \bar{\sigma}(\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{n+1}^T, \dot{\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}}) < Tol^e \quad (1.2.3)$$

허용 한계  $Tol^e$  내에서 만족한다면 시간 단계 n+ 1은 탄성으로 간주 된다.

그러나 만약 위 응력 조건을 만족하지 못한다면 그 단계는 탄-소성으로 간주 되는데 가상 값들은 이후 해를 찾기 위해 반복법(iteration method)의 초기 예상치(initial guess)가 된다. 해를 찾는 문제는 가상 응력 값으로부터 응력 조건에 적합하도록

응력이 항복 곡면 상에 위치하게 하는 소성 변형 증분  $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p$  를 찾는 것으로 귀결 된다. 주어진  $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}$ 에 대해서  $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^e$ ,  $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p$  와  $\Delta\boldsymbol{\sigma}$  는

$$\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p = \Delta\bar{\boldsymbol{\varepsilon}} \frac{\partial \bar{\boldsymbol{\sigma}}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \Delta\bar{\boldsymbol{\varepsilon}} \left| \frac{\partial \bar{\boldsymbol{\sigma}}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right| \tilde{\mathbf{m}} = \left| \Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p \right| \tilde{\mathbf{m}} \quad (1.2.4)$$

$$\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^e = \Delta\boldsymbol{\varepsilon} - \Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p \quad (1.2.5)$$

$$\Delta\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} \cdot \Delta\boldsymbol{\varepsilon}^e = \mathbf{C} \cdot (\Delta\boldsymbol{\varepsilon} - \Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p) \quad (1.2.6)$$

와 같은 관계식으로 구성된다. 여기서  $\tilde{\mathbf{m}}$  은 단위 벡터이다. 미지수  $\Delta\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}$  은 다음의 비선형 식으로부터 계산된다.

$$f(\boldsymbol{\sigma}_n + \Delta\boldsymbol{\sigma}) = \bar{\boldsymbol{\sigma}}(\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_n + \Delta\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}, \dot{\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}}) . \quad (1.2.7)$$

식(1.2.7)의 수렴 해를 얻기 위해서 Fig.1과 같이 초기 가상 응력으로부터 뉴튼-랩슨(Newton-Raphson)을 통한 예상 보정법(predictor-corrector scheme)으로써 계산된다[3]. 따라서 식(1.2.7)를 풀기 위해서 잔여함수(residual function)을 도입하면

$$\Gamma = f(\boldsymbol{\sigma}_{n+1}) - \bar{\boldsymbol{\sigma}}(\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_n + \Delta\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}, \dot{\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}}) = 0 \quad (1.2.8)$$

이고 여기서



$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1} = \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^T - \Delta\bar{\varepsilon} \mathbf{C} \cdot \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \boldsymbol{\sigma}_{n+\beta}} \quad (1.2.9)$$

이다. 위 식에서  $\beta$  는 변형단계 사이에서의 임의의 순간( $t = t_0 + \beta \Delta t$ )을 결정하는 값으로  $0.0 \leq \beta \leq 1.0$  이다. 식(1.2.8)을 뉴튼-랩슨(Newton-Raphson)법을 위해 선형화(linearization) 하면 k-번째 반복 계산에 대해서

$$\delta(\Delta\bar{\varepsilon})^{k+1} = -\frac{\Gamma^k}{\left(\frac{d\Gamma}{d\Delta\bar{\varepsilon}}\right)^k} \quad (1.2.10)$$

이고

$$\frac{d\Gamma}{d\Delta\bar{\varepsilon}} = \frac{\partial\Gamma}{\partial \boldsymbol{\sigma}_{n+1}} \frac{d\boldsymbol{\sigma}_{n+1}}{d\Delta\bar{\varepsilon}} + \frac{\partial\Gamma}{\partial \bar{\sigma}} \frac{d\bar{\sigma}}{d\Delta\bar{\varepsilon}} \quad (1.2.11)$$

이며

$$\frac{d\boldsymbol{\sigma}_{n+1}}{d\Delta\bar{\varepsilon}} = -\mathbf{C} \cdot \frac{d\bar{\sigma}}{d\boldsymbol{\sigma}_{n+\beta}} \quad (1.2.12)$$

이다. 또한,

$$\frac{\partial \Gamma}{\partial \boldsymbol{\sigma}_{n+1}} = \frac{d\bar{\sigma}}{d\boldsymbol{\sigma}_{n+1}}, \quad \frac{\partial \Gamma}{\partial \bar{\sigma}} = -1 \quad (1.2.13)$$

$$\frac{d\bar{\sigma}(\Delta\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}})}{d\Delta\bar{\varepsilon}} = \frac{\partial \bar{\sigma}(\Delta\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}})}{\partial \Delta\bar{\varepsilon}} + \frac{\partial \bar{\sigma}(\Delta\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}})}{\partial \dot{\bar{\varepsilon}}} \frac{1}{\Delta t} \quad (1.2.14)$$

이다.

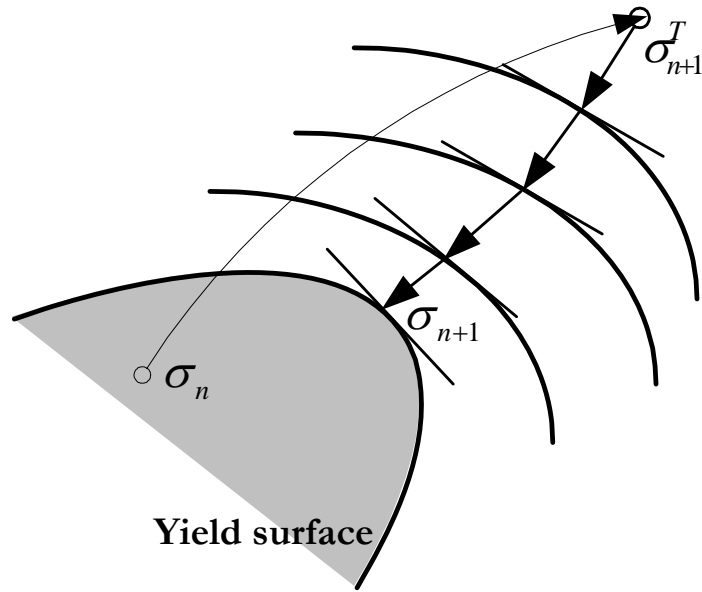


Fig.1. Schematic view of the progressive update of the new stress

## 2. 실험

### 2.1. 소재 물성 평가

HPF공법에 적용하기 위하여 연구개발 중인 소재의 물성을 평가하기 위하여 열적 물성 측정과 판재의 압연방향에 대한 온도 및 변형률 속도 별 일축 인장 시험을 실시하였다. 본 연구에서는 POSCO에서 생산된 PO소재를 사용하였다. PO소재는 산세처리 후 coiling한 소재이며 시편의 두께는 2.0mm 이다.(이하 PO재) 이 PO재를 이용하여 미니범퍼에 대한 고온성형시험을 수행하였다.

#### 2.1.1 열물성 및 온도 별 탄성계수 평가

본 연구에서는 고온에서 소재의 열적 물성을 평가하기 위하여 비열, 열전도도, 열팽창률 그리고 고온 탄성계수를 상온에서 1200℃까지 측정하였고, 소재는 모두 조성이 같고 단지 제조공정의 차이만 있으므로 한가지 종류에만 국한하여 Al코팅재에 대해서만 물성평가를 실시하였다. 열적 물성인 열전도도, 열팽창률과 기계적 물성인 탄성계수는 요업기술원 파인세라믹시물레이션 센터에서 측정하였고 비열만이 한국과학기술원 연구지원 열물성시험실에서 측정하였다. 비열 측정을 위한 시료는 두께는 1.5mm, 직경은 5.2mm인 크기의 시편을, 열전도도 측정을 위한 시료는 두께는 1.5mm, 직경은 12.7mm인 크기의 시편을 사용하였다. 열팽창률 측정을 위하여 시편은 1.5 x 5 x 25mm 크기의 판상형 시편을

사용하였고 고온 탄성계수 측정을 위해 시편은 1.5 x 3 x 6mm 크기의 시편을 사용하였다.

비열, 열전도도, 열팽창률 그리고 고온 탄성률 측정시험은 모두 열평형상태에서 연속적으로 측정하였으며 평형상태를 만들기 위하여 시편을 furnace에 넣고 Ar 분위기를 유지한 상태에서 온도를 10°C/min으로 승온시켰고, 고온탄성계수 측정의 경우 강온 조건에 대해서도 액체질소를 이용하여 냉각속도를 10°C/min 유지하며 측정하였다. 비열 측정시험은 Netzsch DSC 404 C 시험기를, 열전도도 측정시험은 Netzsch LFA 457 시험기를 이용하여 두 시험이 ASTM E 1461에 따라 수행되었다. 열팽창률 시험은 Netzsch DIL 402 시험기를 이용하여 ASTM E 831-86에 따라 수행되었고, 시편의 접촉압력을 30cN으로 유지하여 선 팽창계수를 측정하였다. 고온탄성계수 측정시험은 IMCE RFDA-HTVP1600 시험기를 이용하여 ASTM E 1876에 따라 수행되었다.

열전도도(thermal conductivity)는 레이저 섬광(laser flash)법을 이용하여 온도에 관하여 열확산도(thermal diffusivity), 비열(specific heat)과 밀도(density)의 관계식으로 표현할 수 있다. Fig.2은 Al코팅재의 비열(specific heat)을, Fig.3은 열전도도(thermal conductivity)를 보여준다. Fig.2에서 Al코팅재의 열전도도(thermal conductivity)는 A1점과 A3점을 기준으로 굴곡이 심하게 나타났고 상온부근에서 비열과 열전도도의 값이 주변 온도범위에서의 값보다 유독 높게 측정된 이유는 상온에서 시편의 습기 등의 불순물에 의한 것으로 판단된다. Fig.4는 Fig.5에서

보여주는 Al코팅재의 측정된 열팽창계수(Thermal expansion coefficient)로부터 계산하여 얻은 열팽창률(Thermal expansion strain)을 나타내고 있다. 상온에서 약 720℃까지는 팽창이 이루어진 반면에 약 720℃에서부터 820℃까지는 축소현상이 일어났고 다시 약 820℃에서부터 단조로운 팽창현상이 일어났다. 이는 온도범위에 따라 서로 다른 결정구조를 갖는 철의 동소변태(allotropic transformation)의 특징을 보여준다. Fig.6은 Al코팅재를 상온에서부터 1200℃까지 승온시키고 다시 1200℃에서 상온까지 냉각시키면서 연속적으로 시편의 탄성계수(Elastic modulus)를 음파를 이용하여 측정하였다. 승온시킬 때보다 냉각시킬 때의 계수치가 대체적으로 높게 측정되었다.

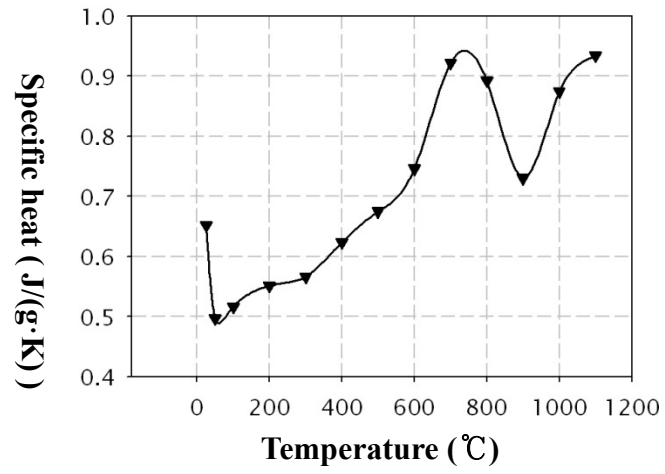


Fig.2. Specific heat of Hot Press Forming sheet

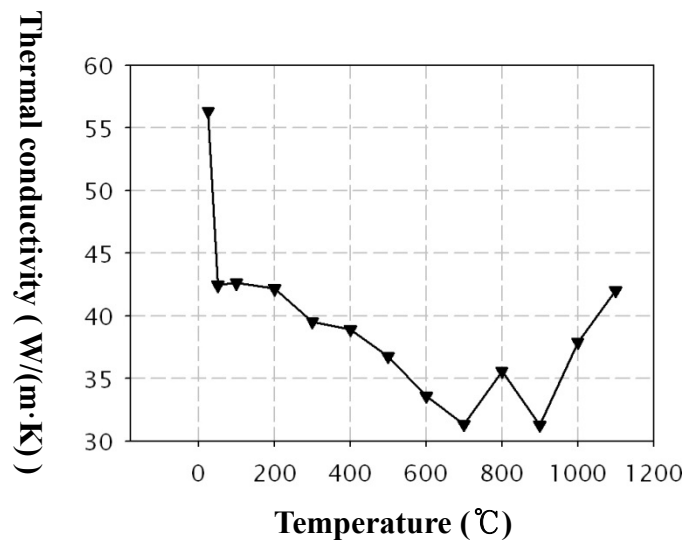


Fig.3. Measured temperature-dependent thermal conductivity

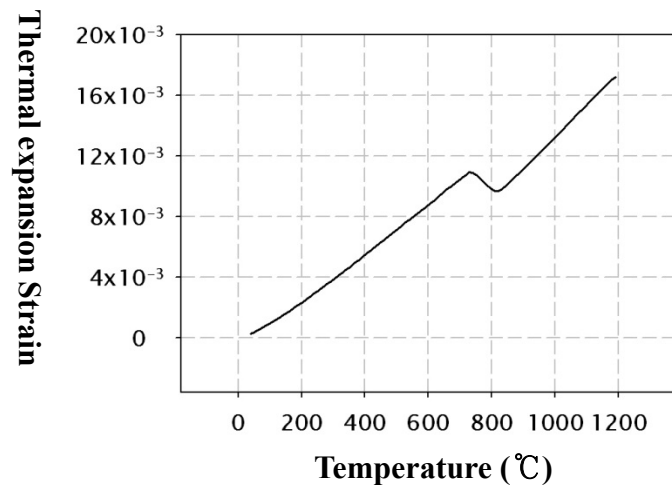


Fig.4. Measured temperature-dependent thermal expansion rate

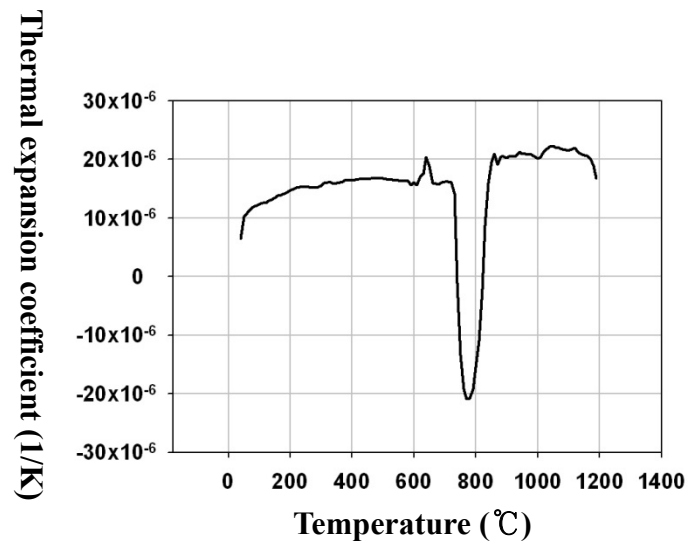


Fig.5. Measured temperature-dependent thermal expansion coefficient

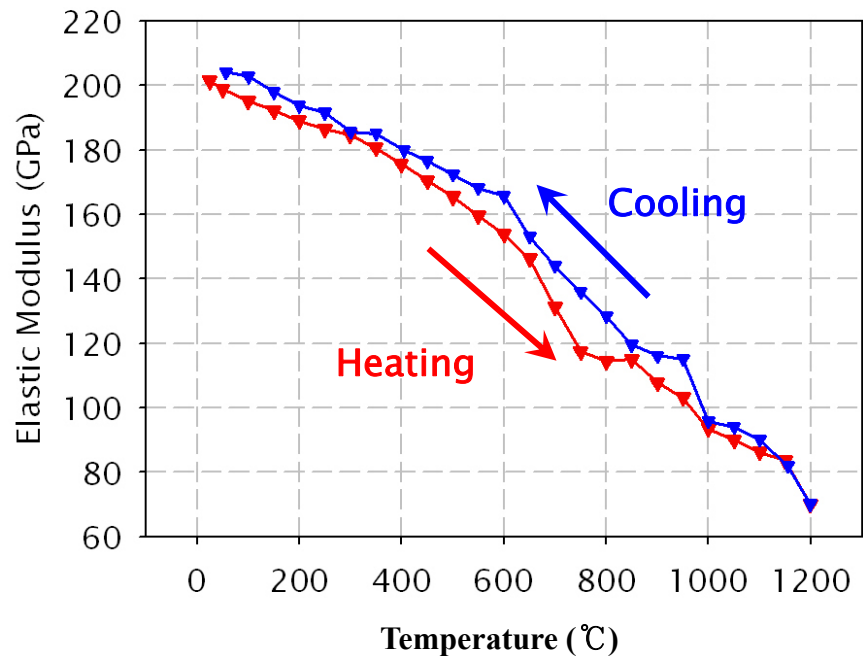


Fig.6. Temperature-dependent elastic modulus



## 2.2. 일축 인장 시험

### 2.2.1. 장비 구성

각 재료의 경화거동을 분석하기 위하여 고온 인장 시험을 실시하였다. 인장 시험을 위하여 Shimadzu사의 AG-100kNx의 바닥형 만능재료시험기(universal testing machine)를 사용하였고 상온에서 700℃까지 범위에서 시험기의 로드 셀(load cell) 용량은 100kN이고 900℃까지 범위에서는 로드 셀(load cell) 용량은 20kN이다. 크로스헤드(cross-head)의 속도범위는 0.0005 ~ 1000mm/min이다. 시편의 표점거리(gauge length)에 대한 변형량은 직접 시편에 고정시켜 측정하는 신율계(extensometer)를 사용하지 않고 고온 인장 시험 특성 상 신율계(extensometer)를 시험기 하단부에서부터 연결막대를 이용하여 grip부에서의 변위를 측정하는 방법을 사용하였다. 외부신율장비의 이동거리양은 500mm로 균일연신구간 이후를 포함하여 거의 무한대까지의 변형을 측정이 가능하다. 외부신율장비의 측정부는 시험기 하단부와 철강와이어로 연결이 되어 있어 grip부의 변위를 측정하게 된다. 고온시험으로 인한 시험기의 오작동 및 대류에 의한 열을 줄이기 위해 로드 셀(load cell)과 신율계(extensometer) 주변에 냉각수의 흐름을 위한 냉각수 line을 설치하였고 각 장치의 상부 또는 하부에 금속 방열판을 설치하였다. Fig.7과 Fig.8은 주변기기가 모두 설치된 만능재료시험기(universal testing machine)와 새롭게 개선된 외부신율측정장비의 사진이다.

HPF공정과 동일한 온도이력을 갖도록 소재를 가열하기 위해 두 종류의 전기로를 사용하였다. Fig.9, Fig.10과 같이 WiseTherm사의 FHP-03 전기로(이하 전기로-1)를 사용하였고 Shimadzu시험기에 전기로(이하 전기로-2)를 장착하였다. 전기로-2는 국내제조업체를 통해 본 연구를 위하여 설계 및 제작되었다. 전기로-2는 3개의 온도 조절기를 가져 전기로 내에서 더 균일한 온도 분포를 가지게 해준다. 실제 시편 내에서 온도차이를 측정한 결과 2도 이하의 편차를 가진다. Fig.11은 개선된 전기로-2에 대한 사진이다. 전기로-1의 가열 온도범위는 100℃ ~ 1200℃까지고 전기로-2의 가열 온도범위는 상온에서 1100℃까지다. 전기로-1 내부와 시편 그리고 로드 셀(load cell) 주변의 온도를 확인하기 위해 열전대(thermometer)와 Yokogawa사의 UP351 프로그램 컨트롤러를 연결하였다.

시험조건이 실제 HPF공정과 동일한 온도이력이 되도록 하기 위해서는 시편을 전기로-1에서 전기로-2로 이동시킨 후 측정하여야 한다. 이 과정에서 시편의 장착을 용이하게 하기 위해 Fig.12와 같이 grip부를 설계하였다. 시편이 grip부에 장착된 사진이다.



Fig.7. Universal tensile test machine, Shimadzu AG-100kNx, equipped with a high temperature furnace

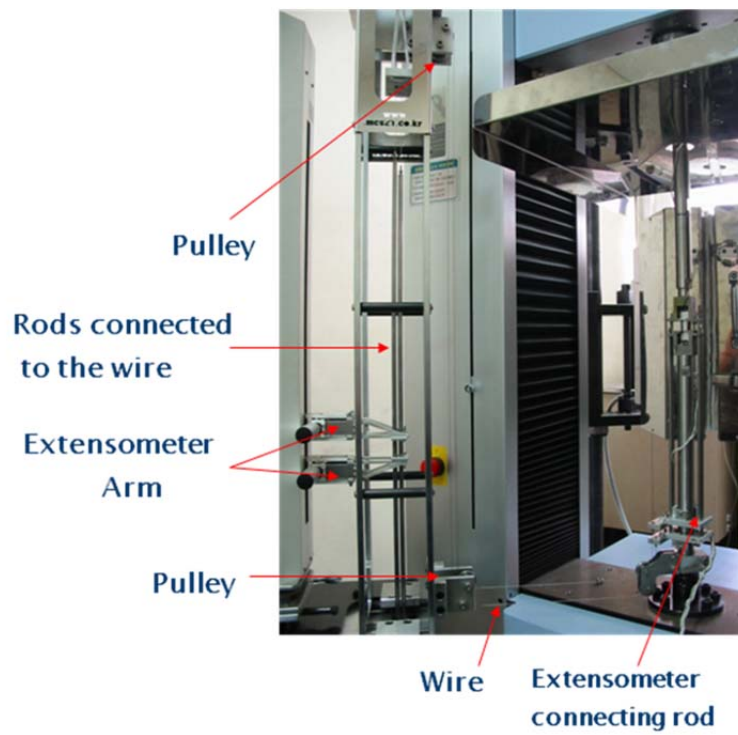


Fig.8. The external extensometer to measure the relative displacement between two grip holders using connecting rods and wires



Fig.9. An external electric furnaces, WiseTherm FHP-03

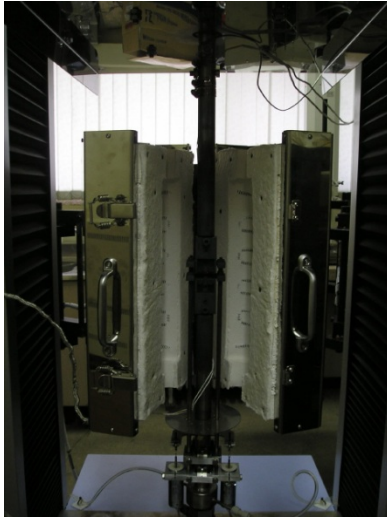


Fig.10. High temperature furnace equipped to the universal tensile test machine (Furnace-2)

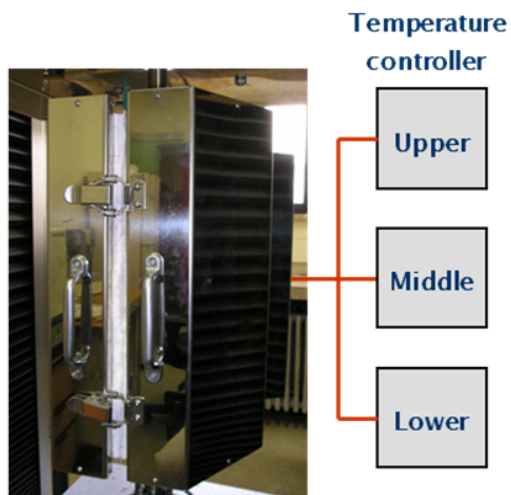


Fig.11. Three temperature controllers in the furnace

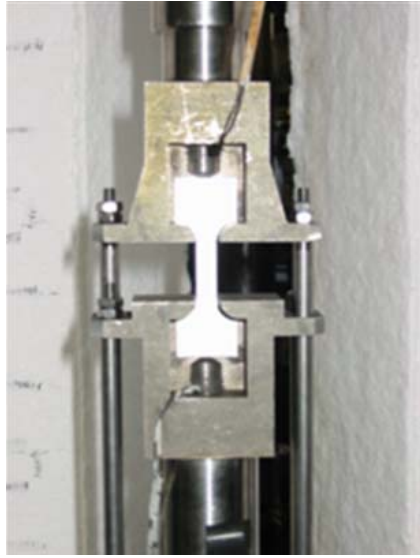


Fig.12. Upper and lower grips with a specimen

### 2.2.2. 시험 시편

본 연구에서는 PO재(2.0mm두께)의 시편이 사용되었다. POSCO에서 생산된 소재이며 ASTM E 8M을 기반으로 표점거리(gauge length)와 어깨부의 곡률을 수정하고 grip holder부에서 시편이 균등한 힘으로 인장이 가능하도록 어깨부의 곡률반경을 늘려 변형시켰다. 시편의 표점거리(gauge length)는 15mm이, 표점거리 부분의 폭은 6.0mm이고 어깨부의 곡률은 6.0mm이다. 고온 인장 시험을 실시하기 위하여 판재의 압연방향에 0°로 채취되었다. 시편은 모두 milling가공으로 제작되었다.

본 연구의 고온 인장 시험에서 Fig.14과 같이 변형률(strain)은 직접 시편으로부터 측정되지 않고 상부와 하부의 grip holder의 변위(displacement)를 이용하여 계산된다. 시편의 표점거리(gauge length)의 각 끝 선과 pin 중심은 동일 선상에 위치하도록 설계하였다. 상부 grip holder의 변위(displacement)를  $U_1$ , 하부 grip holder의 변위(displacement)를  $U_2$ 로 정의한다. 곧 상부와 하부 pin의 변위(displacement) 차는 시편의 변위(displacement)와 같다. 계산식은  $\varepsilon = (U_1 - U_2) / l_o$  이고 초기 표점거리(gauge length,  $l_o$ )는 10mm이다.( 15mm 대신 실제 물성 측정을 위한 표점거리 10mm를 사용하였다.)

인장 시험 시 변형률분포를 보기 위해 시뮬레이션을 통하여 균일함을 확인하였다. Fig.15와 같이 표점거리(gauge length)내에서 변형률이 균일하게 분포됨을 확인할 수 있다.

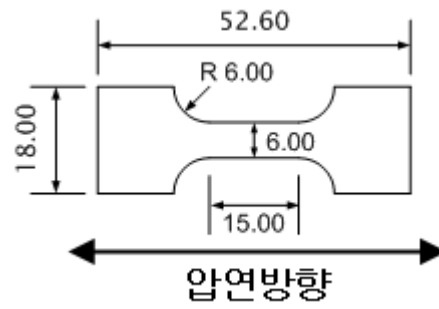


Fig.13. Dimensions of the specimen (unit:mm)

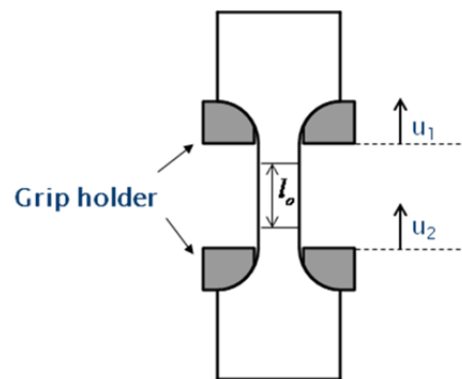


Fig.14. Schematic view of the test specimen with two grip holders (the gauge length,  $l_0$ , is 10mm)



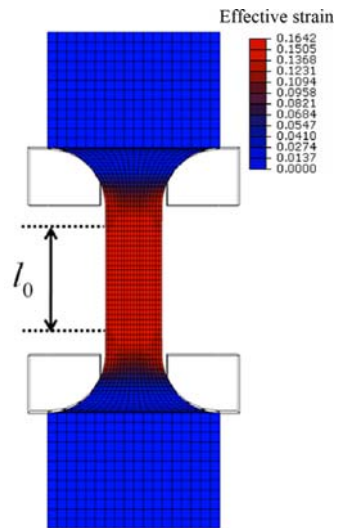


Fig.15. Strain distribution in a typical FEM analysis of the simple tension  
at a high temperature

### 2.2.3. 시험 방법 및 조건

실제 HPF공정에서는 제품에 사용되는 블랭크를 900℃에서 약 5분간 유지한 뒤 12초 동안 유압프레스로 이동시켜 도착과 동시에 고속으로 성형이 이루어진다. 이때 상형이 Blank를 가하기 직전의 온도는 730℃이다. 본 연구에서는 HPF공정과 동일한 온도이력을 갖도록 소재를 가열하여 시험을 수행하였고 시험시의 온도 이력은 Fig.16과 같다. 실제 HPF 부품으로 사용되는 블랭크의 전체 온도가 불균일한 분포를 가질 수 있으므로 온도조건을 780℃, 730℃, 680℃, 630℃로 수행하였다. 단, Fig.16에 표시하였듯이 실제 HPF공정에서처럼 12초 동안 냉각을 시키기에는 어려움이 있어 냉각시간을 20초로 변경하여 시편의 온도를 안정화시켰다. 실제 시험을 통한 온도의 이력은 Fig.17과 같다. Fig.16에서 실제 Blank의 온도는 900℃부터 냉각되지만 그림에서 온도가 저온에서부터 상승하는 곡선을 보이는 것은 측정 시 사용한 열전대가 상온 상태에 비치되어 있다가 고온의 시편과 접촉하기 때문이다. 인장 속도에 따른 변형저항을 살펴보기 위해 변형률 속도 시험을 실시하였다. 인장시험은 0.15, 1.5, 15mm/sec로 총 3가지 속도에서 행해졌다. 표점거리(gauge length)가 15mm일 때 이를 변형률 속도로 환산하면 0.01, 0.1, 1/sec이다. 하지만 표점거리 외의 영역도 변형하므로 실제 변형률 속도는 0.007, 0.07, 0.7/sec이다.

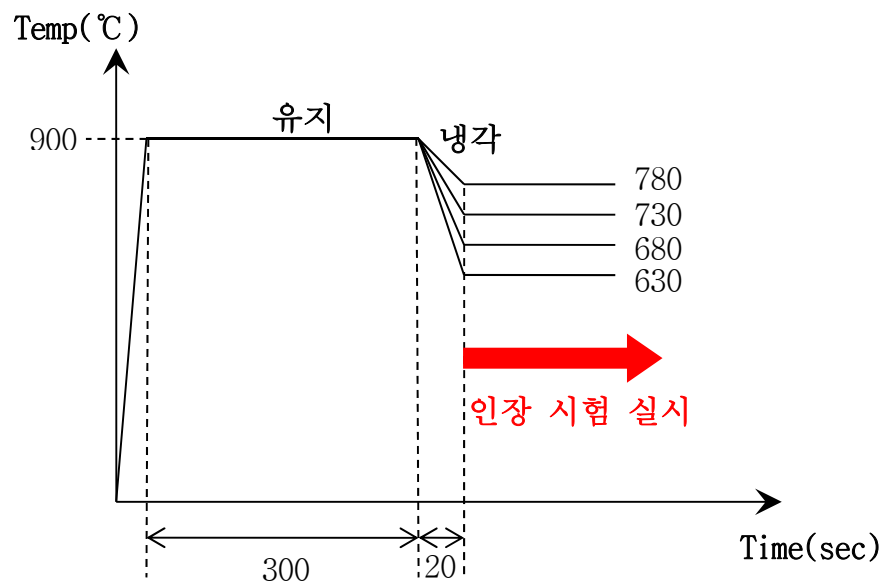


Fig.16. Thermal histories for the tensile test

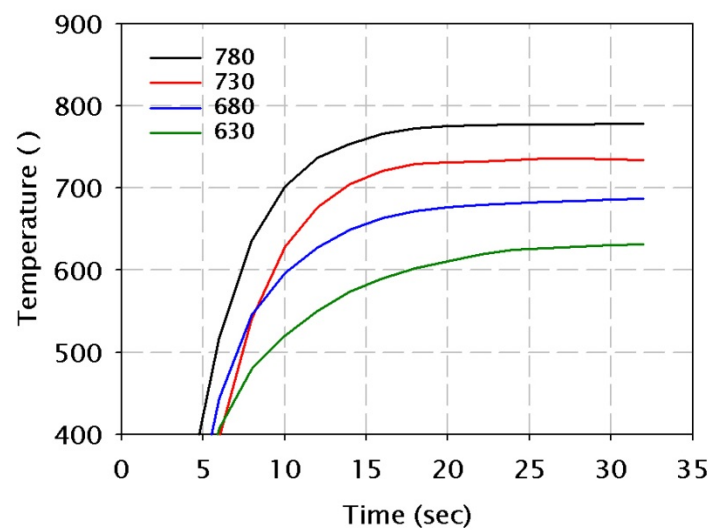


Fig.17. Convergence of the specimen temperatures to test temperatures

고온 인장 시험을 하기 위해 시편을 900℃로 가열된 전기로-1에 5분간 유지시켜서 완전한 오스테나이트(austenite)조직을 형성시킨다. 실제로 5분이라는 시간이 시편을 오스테나이트(austenite)화 시키는데 충분한지 확인하기 위해 Fig.18과 같이 오스테나이트(austenite)화 시간을 각각 15초, 30초, 50분, 10분 동안 수행하여 비교하였다. 5분 이상의 시간에서는 경화곡선이 크게 변하지 않는 것을 살펴볼 수 있었다. 오스테나이트(austenite)화된 시편은 금속집계를 이용하여 시험온도가 설정된 전기로-2에 Fig.12와 같이 설치되도록 빠른 시간 안에 옮긴 후 열전대(thermometer)를 시편에 연결하고 전기로-2를 밀폐시킨다. 20초 후 시편이 시험온도에 도달하게 되면 인장 시험을 수행하고 시편이 파단이 될 때까지 진행한다. 모든 시험은 데이터의 일관성을 확인하기 위하여 동일조건에서 3차례 이상 실험을 진행하였다.

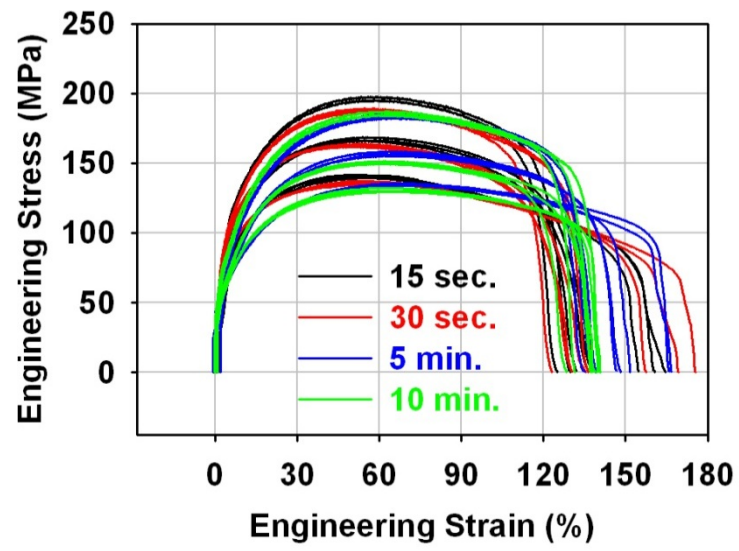


Fig.18. Engineering flow curves for annealed time

#### 2.2.4. 실험 결과

그림에서 나타난 신율은 grip holder 사이의 변위를 바탕으로 계산한 신율이므로 재료의 실제 신율이 아니다. 재료의 실제 신율은 다음 장에서 유한요소법을 통한 보정과정을 거쳐 새롭게 얻게 된다. 변형률 속도가 높을수록 재료의 변형 저항이 더 커져 인장강도가 높고, 시험 온도가 높을수록 강도가 낮아지는 특성을 보인다. PO재의 경화곡선이 다른 HPF소재, CR재와 Al coating재보다 조금씩 낮은 것을 확인할 수 있었고, CR재는 다른 재료들보다 최대 연신율이 비교적 큰 것을 알 수 있었다. 결과를 통해 코팅 유무에 따른 차이보다 시편의 두께 차이가 인장곡선에 더 큰 영향을 미친다는 것을 알게 되었고, 두께 차이에 대한 실험을 수행하였다. PO재에 대해서 2.8mm, 2.0mm 그리고 2.8mm로부터 2.0mm 두께로 표면을 밀링 가공한 세 가지의 시편을 서로 비교하였다. Fig.19에서 볼 수 있듯이 2.8mm 두께 시편에 비해 두 가지의 2.0mm 두께의 시편들의 경화 거동이 약간 낮은 것을 볼 수 있다. 그리고 고온에서는 재료의 이방성이 낮을 것이라는 가정하에 실제 모든 시편들은 압연방향으로 가공되었다. 따라서 본 연구에서는 CR재 1.5mm 두께 판재에 대해서 압연방향에 대해서 각각 0도, 45도, 90도 방향으로 시편을 추출하여 서로 비교하였다. Fig.20에서 볼 수 있듯이 방향별 재료의 경화거동이 크게 차이가 나지 않는 것을 확인할 수 있다. 본 연구에서는 PO재: 2.0mm의 시편에 대해서 일축인장시험이

시행되었으며, Fig.21~28까지 각각에 대한 결과를 나타내었다.  
(a), (b), (c), (d)는 각각 초기가열온도 900℃에서 실제  
인장온도 780℃, 730℃, 680℃, 630℃ 조건을 나타낸다. 이  
각각의 경화곡선들은 다음 장에서 유한요소법을 이용하여  
실제물성으로 보정되었다.

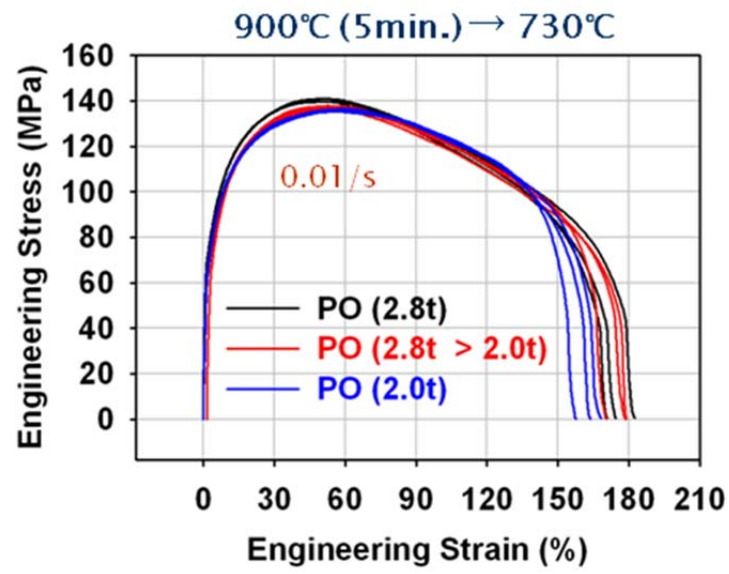


Fig.19. The thickness effect of flow stress curves

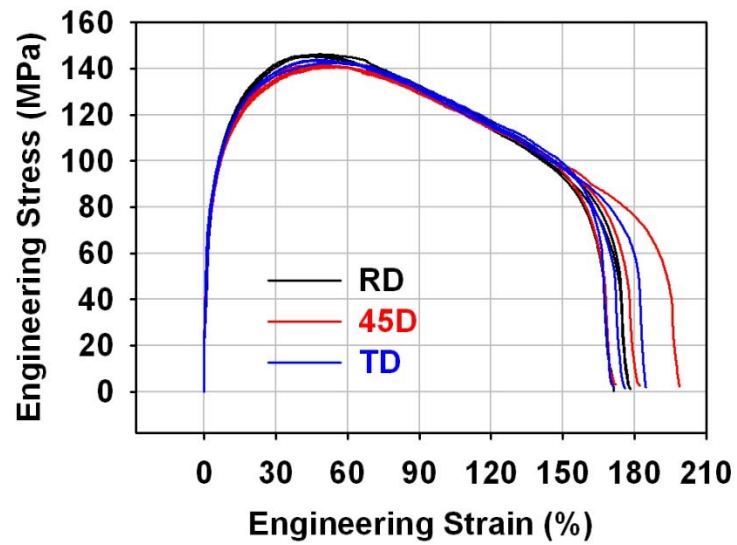
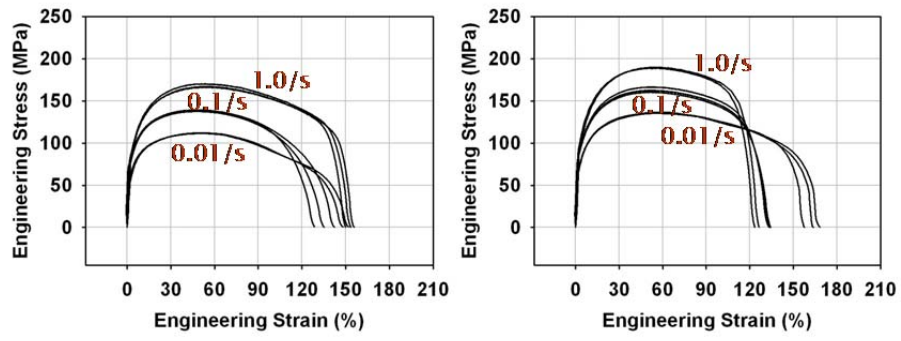


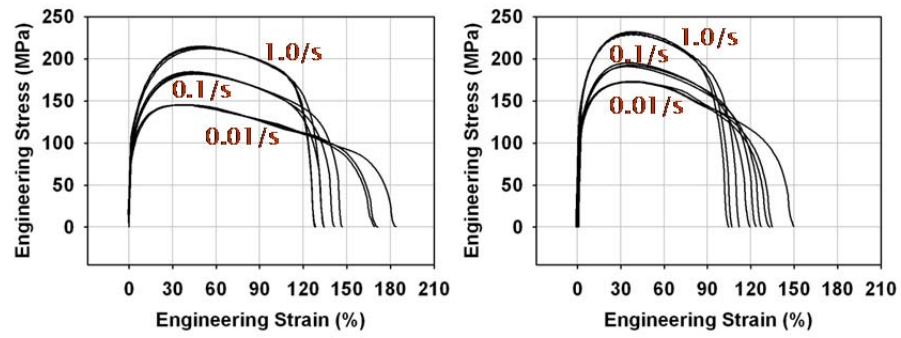
Fig.20. The direction effect on flow stress curves





(a) 900°C --> 780°C

(b) 900°C --> 730°C



(a) 900°C --> 680°C

(b) 900°C --> 630°C

Fig.21. Measured engineering flow curves for 2.8mm PO sheet at test temperatures with

### 3. 유한요소법을 통한 물성보정

물성은 Grip holder의 변위를 통해 연신율을 구하였으므로 엄밀한 의미에서 재료의 물성으로 보기는 어렵다. 재료의 정확한 물성을 얻기 위해 유한요소법을 사용하여 실험에서 얻어진 물성을 보정해야만 한다. 인장실험 결과에 대한 보정은 크게 두 가지로 나눌 수 있는데 하나는 균일연신 구간 내에서의 보정이고 다른 하나는 균일연신구간 이후에 대한 보정인데, 모두 유한요소법을 사용하였고 보정하는 절차는 Fig.22에 기술되어 있다. 먼저 실험으로부터 얻어진 인장시험 결과를 수정한 후 물성으로 사용하여 유한요소해석을 실시하고, 그 결과를 실험결과와 비교하여 재수정하는 과정을 거쳐 유한요소해석 결과가 실험결과와 일치할 때까지 반복하여 재료의 참된 물성을 얻게 된다. 얻고자 하는 유한요소해석 결과는 10mm 표점거리 사이에 대해서 해석된 물성이고, 실험결과는 15mm grip holder 사이의 변위를 10mm 실제 표점거리로 나누어 얻어진 응력-연신율 곡선이다.

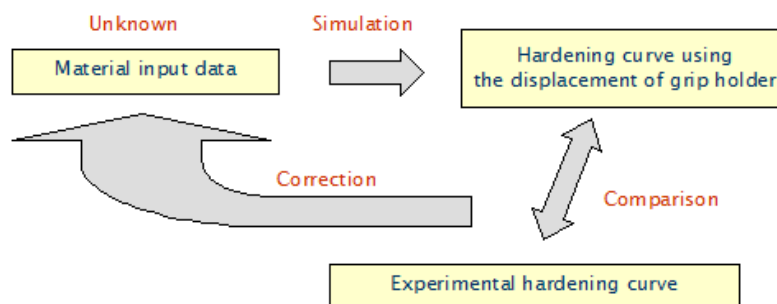
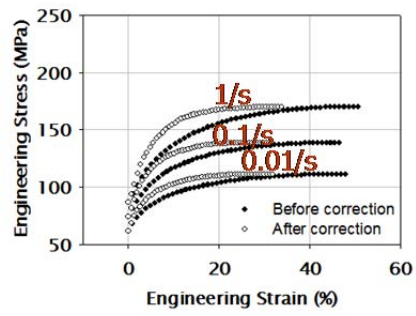


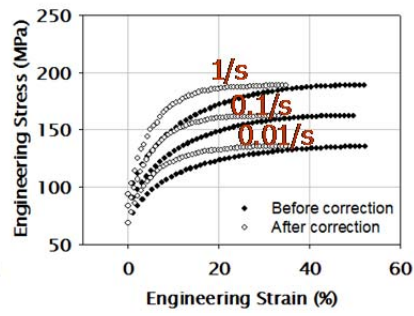
Fig.22. Process of inverse calibration method

### 3.1. 균일연신 구간에 대한 물성 보정

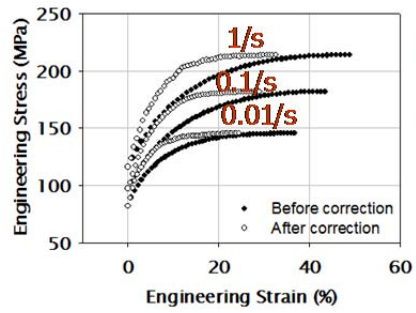
실험에서 얻은 물성을 균일연신 구간에 대하여 유한요소법을 이용하여 보정하였다. 물성보정은 앞서 실험한 P0재(2.0mm)에 대해서 수행하였다. 실험결과에서 UTS 이전의 data를 추출하여 공칭응력-공칭변형률 곡선을 구한 뒤, 이 data를 진응력-진변형률 곡선으로 변환한 후 유한요소해석을 실시하였다. 해석결과로부터 10mm의 실제 표점거리에 대한 data와 15mm의 grip holder 사이의 표점거리에 대한 data를 얻을 수 있다. 이 15mm의 grip holder 사이에서 얻어진 data를 실제 실험 data와 비교하여 차이가 나는 비율만큼 유한요소 해석시 사용한 공칭응력-공칭변형률 곡선을 보정하였다. 다시 이 data를 진응력-진변형률 곡선으로 변환하여 유한요소해석을 실시하였다. 이러한 과정을 반복하여 10mm의 실제 표점거리 사이에서의 물성을 계산하고 발생하는 소성열을 고려하여 결과를 보정하였다. Fig.23은 각각의 재료에 대한 보정 결과를 보여준다.



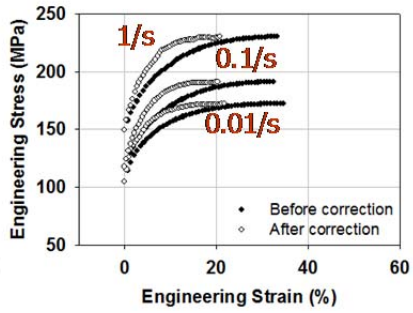
(a) 900 °C --> 780 °C



(b) 900 °C --> 730 °C



(a) 900 °C --> 680 °C



(b) 900 °C --> 630 °C

Fig.23. Mathematical and converged hardening data up to UTS

### 3.2. Johnson and Cook 식을 이용한 data fitting

온도 및 변형률 속도에 따른 물성을 fitting 하는 식은 여러가지가 사용되고 있으나 본 연구에서는 가장 널리 쓰이는 Johnson and Cook 식을 이용하여 data fitting을 실시하였다. Johnson and Cook식의 원형은 식(1.1.2)와 같으나 본 연구에서는 경화곡선 부분을 Hollomon 형태로 수정한 다음 식을 사용하였다.

$$\bar{\sigma} = K(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon})^n \left\{ 1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right\} \left[ 1 - \operatorname{sign} \left( \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right) \left| \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right|^m \right] \quad (3.2.1)$$

위 식에서  $T_m$ 은 재료의 녹는점,  $T_r$ 은 기준경화곡선의 측정온도로써 각각 1500, 730℃이다. Data fitting은 UTS 구간 내에서 보정하여 얻은 Fig.23의 data를 사용하였다. data fitting을 위해 사용된 실험조건은 630℃, 680℃, 730℃, 780℃의 온도와 1.0, 0.1, 0.01/s (실제 10mm의 표점거리에서는 0.7, 0.07, 0.007/s)의 변형률 속도이다. 기준 온도 및 변형률 속도는 각각 730℃와 1.0/s이다. 그리고 C함수와 m함수에 대해서는 다음과 같은 식을 사용하였다.

$$C(\bar{\varepsilon}) = c_0 + c_1 \times \bar{\varepsilon} \quad (3.2.2)$$

$$m(\ln \dot{\varepsilon}) = m_0 + m_1 \times \ln(\dot{\varepsilon} / \dot{\varepsilon}_0) \quad (3.2.3)$$

따라서  $C(\bar{\epsilon})$  와  $m \ln(\dot{\bar{\epsilon}} / \dot{\bar{\epsilon}}_0)$  은 각각 변형률과 변형률 속도의 함수가 된다. 앞에서 구한 C,m의 값을 Johnson and Cook 식에 대입하여 정리하면 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = K(\epsilon_0 + \bar{\epsilon})^n \left\{ 1 + C(\bar{\epsilon}) \ln\left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0}\right) \right\} \left[ 1 - \text{sign}\left(\frac{T-730}{1500-730}\right) \left| \frac{T-730}{1500-730} \right|^{m(\ln \dot{\bar{\epsilon}})} \right] \quad (3.2.4)$$

Data fitting을 통해 구해야 하는 계수는 K,  $\epsilon_0$ , n, c0, c1, m0, m1 으로 총 7개이다. 위의 식을 이용하여 표 4-1과 같이 각각의 재료에 대해서 Johnson and Cook 식에 대한 계수들을 정리하였다.

Table 1. Coefficients for Johnson and cook equation of PO

	K	$\epsilon_0$	n	c0	c1	m0	m1
2.0mm PO	370	0.01	0.3	0.0586	0.0115	0.8	0.0335

### 3.3. 균일연신 이후 구간에 대한 물성보정

위에서 유한요소 해석을 위해서 사용한 물성 데이터는 균일연신구간까지 이다. 따라서 네킹(Necking)이 발생하는 균일연신구간 이후에 대해서 정확한 물성을 얻기 위해서는 추가적이 유한요소해석이 필요하다. 이 post UTS 구간에 대한 제대로 된 물성을 얻기 위해 Johnson and Cook 식에 다음과 같이 보정계수  $\beta(\bar{\epsilon})$ 를 도입하였다.

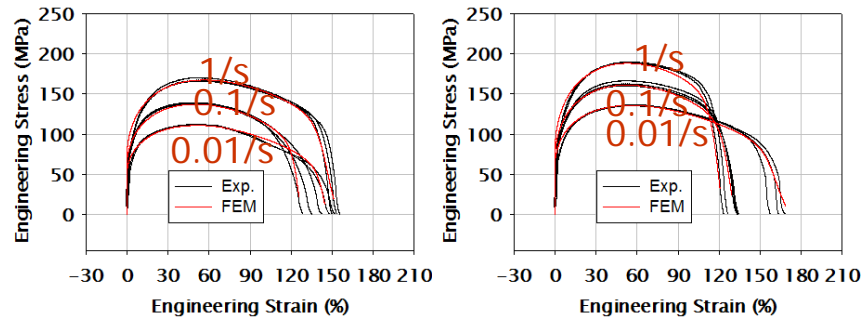
$$\bar{\sigma} = K(\epsilon_0 + \bar{\epsilon})^n (1 + C(\bar{\epsilon}) \ln(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\epsilon}_0})) \left[ 1 - \text{sign}\left(\frac{T-730}{1500-730}\right) \left| \frac{T-730}{1500-730} \right|^{m(\ln \dot{\bar{\epsilon}})} \right] \times \beta(\bar{\epsilon}) \quad (3.3.1)$$

$\beta(\bar{\epsilon})$ 의 형태는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \beta(\bar{\epsilon}) &= 1 & (\bar{\epsilon} < \bar{\epsilon}_{UTS}) \\ \beta(\bar{\epsilon}) &= \cos(k(\bar{\epsilon} - \bar{\epsilon}_{UTS})) & (\bar{\epsilon} \geq \bar{\epsilon}_{UTS}) \end{aligned} \quad (3.3.2)$$

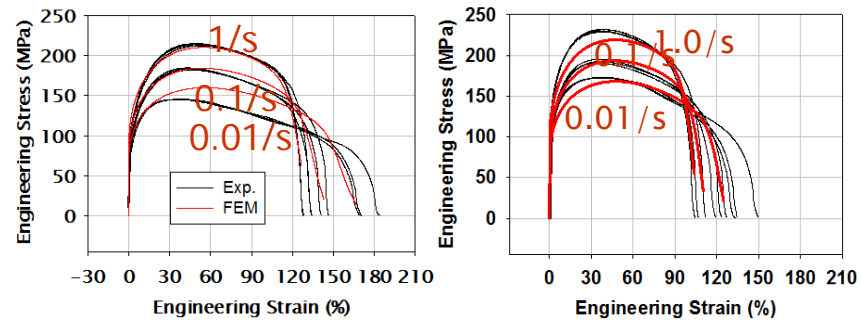
식 (3.3.1)을 도입하여 인장시험에 대한 유한요소해석을 다시 실시하여 Fig.24와 같이 나타내었다. 결과를 통해 알 수 있듯이 630℃와 680℃의 0.007/s 경화곡선 외에는 실험결과와 simulation 결과가 잘 일치하는 것을 알 수 있다. 실제로 본 과제에서 수행한 미니범퍼의 고온성형은 800℃ 이상에서 실행된다. 결과를 살펴보면 재료의 경화곡선이 Softening 현상을

보이는 것을 알 수 있다. 이는 UTS 이후의 구간에 대한 경화곡선을 모사하기 위해서는 재료의 softening이 수반되어야 함을 의미한다.



(a) 900°C --> 780°C

(b) 900°C --> 730°C



(a) 900°C --> 680°C

(b) 900°C --> 630°C

Fig.24. Converged trial curves valid beyond UTS



#### 4. 고온 성형 시험 -미니 범퍼-

고온성형해석을 위해 실성형품으로서 미니범퍼에 대한 시험이 수행되었다. 2.0mm 두께의 PO재에 대해서 수행하였으며 Blank의 크기는 가로 500mm 그리고 세로 240mm이다. Fig.25는 시험장비에 대한 절반의 모식도를 보여주고 있다. 그림에서 볼 수 있듯이 symmetric plane을 이용해 실제 장비를 반으로 잘라서 나타내었으며, 상부 die, 하부 punch, 하부 holder 그리고 blank로 구성된다. 성형 이후 holding을 통한 냉각 시 금형의 온도가 상승되기 때문에 총 12개의 냉각통로로 이를 조절한다. 그리고 실제 성형시 blank의 온도변화를 측정하는 것은 힘들기 때문에 12개의 thermocouple들을 이용하여 금형의 온도를 측정하여 이를 향후 해석결과와 비교하려고 한다.

시편(blank)을 가열로에서 930℃로 약 5분간 가열한 후, 가열로를 열고 집게로 잡아서 punch위에 올려놓는다. 옮기는 데는 약 5초간의 시간이 소비되며, 약 5초간의 시간이 더 흐른 후, 성형이 시작된다. 이 때 die는 120mm/s의 속도로 하강하며, blank와 함께 20톤의 지지력을 가진 holder를 아래로 밀게 된다. 성형 후 20초간의 holding 시간 이후 제품을 분리해낸다. Die, punch, holder의 초기 온도는 약 35℃이다. 초기 holder의 위치에 따라 여러가지 시험을 수행하였다. Fig.26에서 볼 수 있듯이, holder의 초기 위치가 punch의 최상부보다 (a) 10mm, (b) 50mm, (c) 80mm 아래에 위치하는 세가지 조건으로 나뉜다.

그리고 holder의 초기 위치가 punch의 최상부보다 10mm 낮은 (a) 조건에 대해서는 holding 시간 5초와 20초를 주는 두 가지 조건으로 수행하였다. 따라서 Case 1: (a)조건+20초 holding 시간, Case 2: (a)조건+5초 holding 시간, Case 3: (b)조건+20초 holding 시간, Case 4: (c)조건+20초 holding 시간, 총 4가지의 시험이 수행되었다.

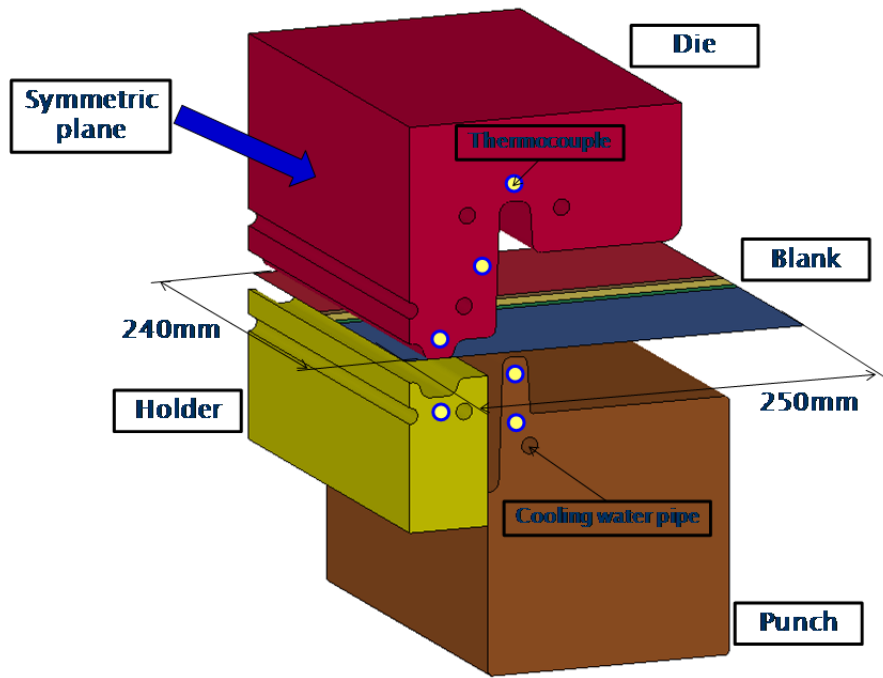


Fig.25. Schematic view of the HPF equipment with positions of cooling water pipes and thermocouples (a half view by symmetry)

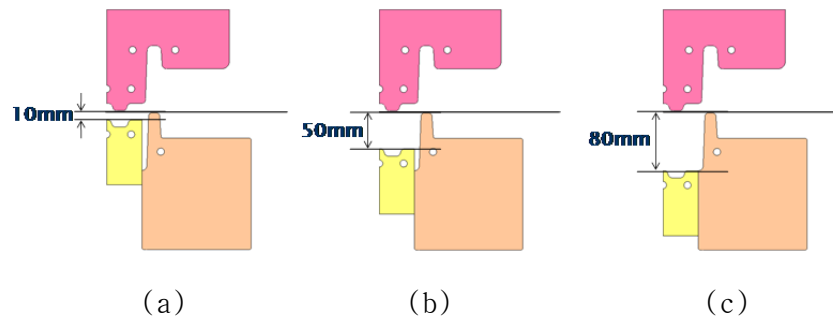


Fig.26. Three positions of the lower holder: (a) 10mm below the initial blank position, (b) 50mm, and (c) 80mm

Fig.27은 실험을 통하여 측정된 성형 후 blank의 두께 결과이다. (a)는 측정된 위치를 나타내며, (b)는 각각의 case에 대한 결과를 보여주고 있다. Case 1과 Case2의 경우 holding 시간만 다르기 때문에 두께 결과는 서로 비슷하였고, Case 4의 경우 두께 감소 효과가 가장 많은 것으로 나타나졌다. Fig.28은 실험 후 가장자리로부터 80mm 지점에서 측정된 Rockwell C 경도 결과이다. (a)는 측정된 위치를 나타내며, (b)는 Case 1과 Case 2의 경도 결과를 나타내었다. Rockwell 경도값 45는 1420MPa, 40은 1255MPa, 35는 1103MPa, 30은 965MPa, 25는 855MPa, 20은 752MPa, 15는 690MPa, 10은 641MPa을 나타낸다.

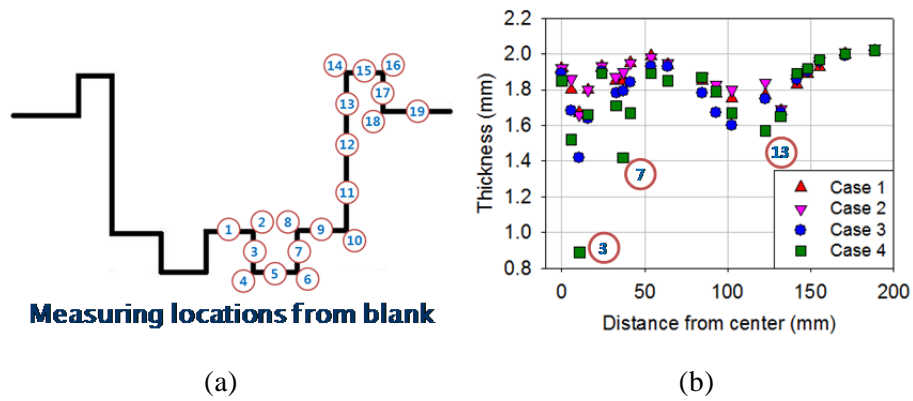


Fig.27. Thickness distribution after Hot press forming

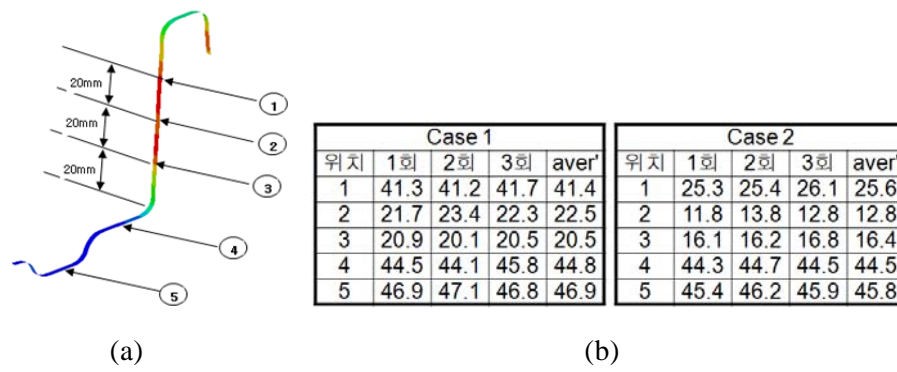


Fig.28. Rockwell C hardness for different holding time

## 5. 고온성형 해석

측정한 2.0mm 두께의 P0재의 물성 data와 이를 구현하는 user material을 바탕으로 2차원 고온성형 해석을 실시하였다. 고온성형 해석은 재료의 변형과 열 전달을 동시에 고려해야 하므로 coupled thermo-mechanical 해석을 실시하여야 한다. 해석은 LS-dyna를 사용하였다.

### 5.1. 해석 모델 및 경계조건

측정된 물성과 이를 구현하는 User material의 적용을 위해 2차원 고온성형 해석을 실시하였다. 해석 모델은 자동차 부품으로 사용되는 Mini-bumper이며, 실제 blank의 폭은 Fig.25에서 보는 것과 같이 240mm이지만 평면 변형(Plane strain) 조건 하에 1mm 너비에 대한 해석을 실시하였고, 그 단면 형태는 Fig. 29(a)와 같다. 해석의 편의를 위해 대칭을 이용하여 모델의 절반만 해석하였다. Tool은 10,924개의 Rigid element를 사용하였으며, Blank는 250개의 Shell element를 사용하였다. 해석 시간은 총 31초이며, 해석 과정 및 경계 조건은 3장 3절에서와 같이 실제 실험 과정을 따라서 진행하였다. 초기 5초 동안은 공기에 의한 대류 현상만 일어나고, 그 다음 5초 동안은 blank가 punch의 상부에 놓여진 채로 접촉 부위를 통해 열전달이 같이 일어난다. 그리고 120mm/s의 속도로 die가 하강하여

1초안에 성형이 일어나며 그 다음에는 20초간의 holding 시간을 가진다. 이 holding 시간 동안 마르텐사이트(martensite)화 냉각 공정이 진행된다. Blank로는 2.0mm 두께의 P0재를 사용하였으며, 너비는 1mm 그리고 길이는 250mm이다. Fig.26에서 수행한 실험 조건과 같이 총 4가지의 해석이 수행되었다. (Case 1: Fig.26(a)조건+20초 holding 시간, Case 2: Fig.26(a)조건+5초 holding 시간, Case 3: Fig.26(b)조건+20초 holding 시간, Case 4: Fig.26(c)조건+20초 holding 시간) 각각의 case에 대해 별 모양으로 표시되어 있는 6개의 위치에서 온도 이력이 측정되었다.

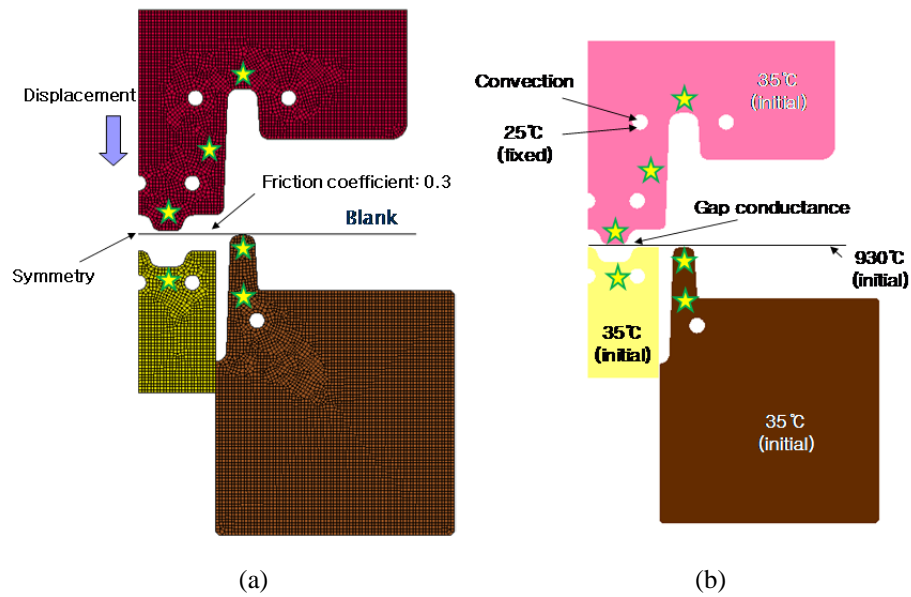


Fig.29. Schematic view for the HPF process and boundary conditions with thermocouples marked with stars: (a) mechanical and (b) thermal boundary conditions

기계적 경계 조건은 Fig.29 (a)에 표시된 것처럼 die에는 변위 경계조건이 주어지고 holder 하단부에는 윗 방향으로 20톤의 힘이 주어진다. Blank의 좌측 끝에는 대칭경계조건이 주어지며, Tool과 Blank 사이의 마찰계수는 0.3을 사용하였다. Fig. 29 (b)에는 열 경계조건을 표시하였다. Tool의 초기온도는 35℃이며, Blank의 초기온도는 930℃이다. Blank에 대류경계조건이 주어졌으며, 대류열전달계수  $h$ 는 35W/(m<sup>2</sup>K)를 사용하였다[4]. Blank와 Tool 사이에는 접촉열전도조건이 주어졌다. 접촉열전도계수는 다음 조건을 사용하였다[5].

$$\begin{aligned}
 h_{\text{gap}} &= 1,500 \text{ W/(m}^2\text{k)} & (l_{\text{gap}} < 0.067\text{mm}) \\
 h_{\text{gap}} &= \frac{0.1}{l_{\text{gap}}} \text{ W/(m}^2\text{k)} & (0.067\text{mm} < l_{\text{gap}} < 0.1\text{mm}) \\
 h_{\text{gap}} &= 0 & (l_{\text{gap}} > 0.1\text{mm})
 \end{aligned} \tag{5.1.1}$$

위 식에서  $h_{\text{gap}}$ 은 접촉열전달계수이며,  $l_{\text{gap}}$ 은 Tool과 Blank 사이의 간격이다. Tool의 비열은 0.47 J/(g K)이고, 열전도계수는 43 W/(m K)이다. Blank의 열 물성은 1차년도 과제에서 측정된 물성을 사용하였다. 그리고 Tool과 thermocouple 사이에서도 위와 같은 접촉열전도조건이 주어졌고,  $h_{\text{gap}}$  값으로는 500W/(m<sup>2</sup>K)이 사용되었다.



## 5.2. 2차원 고온성형 해석 결과

주로 판재 성형해석에 응용되는 것을 고려하여 평면응력(Plane stress) 용으로 만들어졌으며, 등방성 항복함수인 Mises 항복함수와 등방경화식(Isotropic hardening)이 이용되었다.

총 31초의 공정을 해석하는데 약 cpu 1개로 약 8시간이 소요되었다. 고온 성형을 통하여 고강도의 마르텐사이트 상을 만들기 위해서는 무엇보다도 Blank의 냉각속도가 중요하다. Fig.30에 Case 1에 대해서 31초의 공정 뒤의 Blank와 Tool의 온도분포를 나타내었다. Tool의 온도는 최대 216℃까지 상승하였고, 이에 반해 Blank의 온도는 최저 102℃까지 떨어지는 것을 알 수 있다. 부위별로는 그림에 표시된 1,2,3,4,5 부위가 Tool과 가장 빨리 접촉하므로 온도가 가장 낮다.

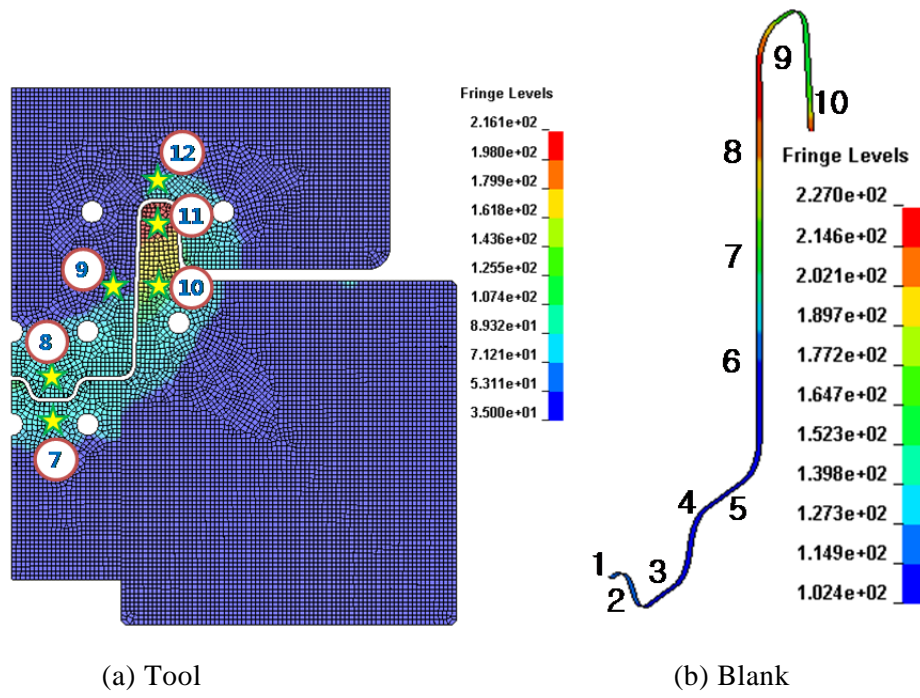


Fig.30. (a) The simulated temperature profile at the tools after 10 seconds for Case 1, (b) The simulated temperature profile at the blank after 10 seconds for case 1 and locations at the blank to measure the Rockell C hardness value

Fig.30에서 볼 수 있듯이, 해석기술을 검증하기 위해 별모양으로 표시된 6개의 thermocouple에서 측정된 온도 이력 결과는 실험 결과와 비교되었다. 실험과 해석결과에서 상당히 유사한 것을 볼 수 있다. 다만 12번과 10번 위치에서의 결과가 차이를 보여주고 있다.

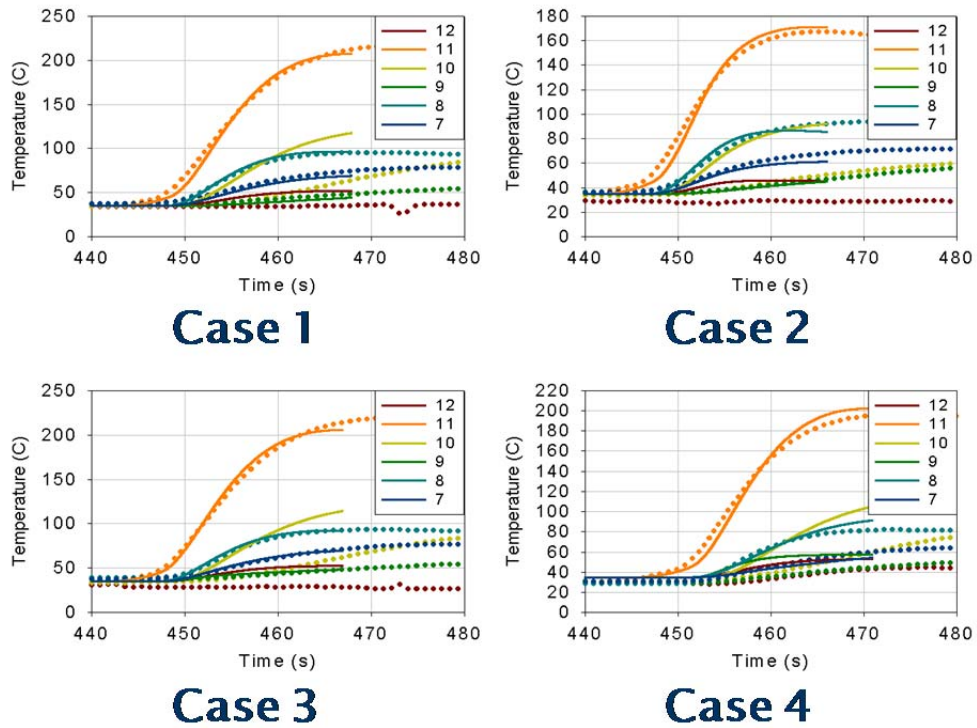


Fig.31. Comparison of simulated (solid line) and experimental temperature (dotted line), at four thermocouples for four cases

위의 해석기술을 바탕으로, Fig.32에서는 Case 1, 2에 대해서 blank의 부위별 온도이력에 따른 냉각곡선을 연속냉각변태 곡선 위에 보여주고 있다. Fig.28에서 볼 수 있듯이 Case 1, 2에 대해서 5군데의 위치에서 실험으로부터 Rockwell C 경도값을 측정하였고, 이에 상응하여 해석으로부터 온도이력결과를 출력하였다. 해석에서 3, 4, 5번 영역의 경우 완전히 마르텐사이트(Martensite)화 되는 것을 확인 할 수 있다. 이는 경도 실험결과에서도 잘 확인될 수 있다. 하지만 3번의 경우 잘 맞지 않는다. 그리고 1, 2번의 경우 베이나이트(Bainite) 영역을 지나는 것을 확인할 수 있는데, 이는 실험결과에서 알 수 있듯이 낮은 경도값을 가지게 한다. 하지만, Case 1의 1번 경우 잘 맞지 않는다.

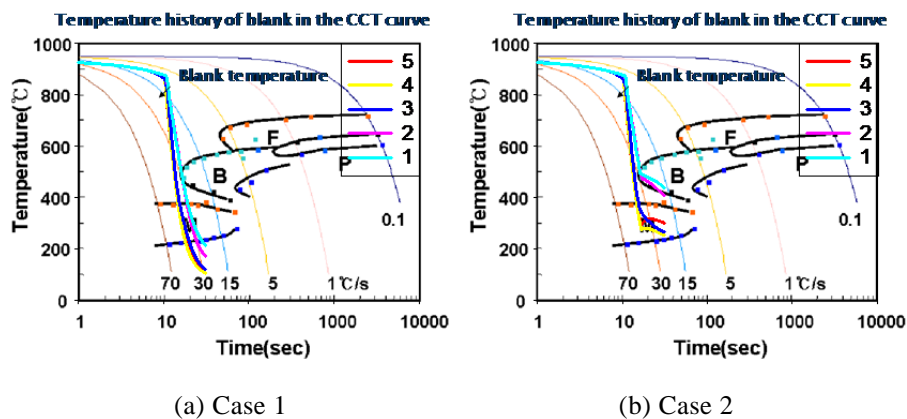


Fig.32. Simulated temperature histories at three locations of the blank on the conditions cooling transformation (CCT) diagram

마지막으로 해석으로부터 구한 두께 분포를 실험결과와 비교하였다. Fig.33의 실선에서 볼 수 있듯이 각각의 case에 대한 경향성은 잘 맞았다. 하지만 각각의 case에 대해 두께 감소가 가장 적게 일어나는 영역의 절대값을 비교하였을 때 잘 맞지 않았다. 해석 시, 전체적으로 균일한 마찰 계수 0.3을 주었는데, 실제공정에서는 온도나 압력에 의해서 달라질 수 있다.

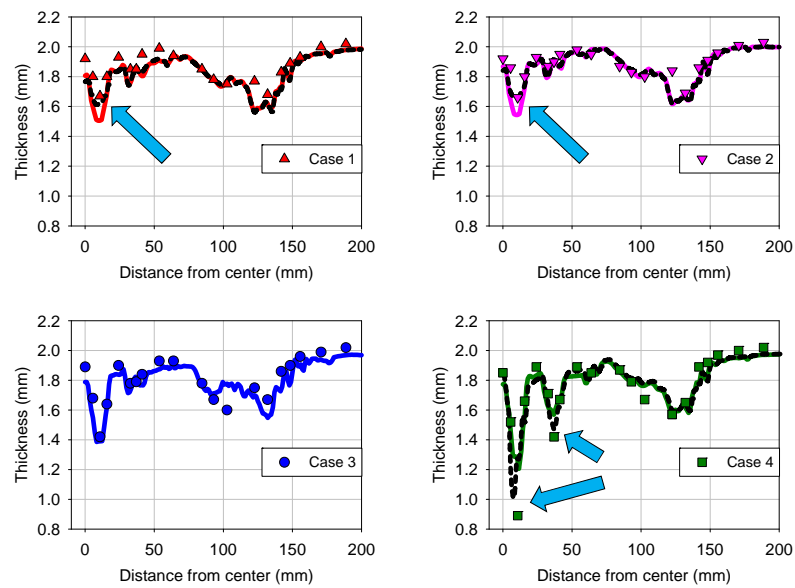


Fig.33. Comparison of thickness distributions at the final part between the simulated and experimental results

### III. 결론

고온에서 상당히 변형량이 큰 소재의 경화곡선을 측정할 수 있는 외부 신율장치를 개발하였고, grip 부분을 시편 장착이 용이하게 하였으며, 시편에 균일한 온도 조건을 주기 위해 가열로에 3개의 온도 조절기를 설치하였다. 이를 이용하여, 시편 내 온도 편차는 2도 이하로 유지할 수 있었다. 그리고 물성 보정의 경우, 기존의 방법에 소성열을 고려하여 더 개선된 물성을 확보하였다. 개발된 고온성형해석 기술로 실험값과 검증하고 좀 더 완성된 경계조건을 설계하였다. 본론에서 볼 수 있듯이 tool에 장착된 thermocouple들의 온도이력에 대한 실험과 해석의 검증, 해석으로부터 나온 blank의 냉각곡선을 연속냉각변태곡선에 대입한 결과를 실험으로부터 측정한 Rockwell C 경도값과의 비교, 그리고 성형 후 blank의 두께 분포에 대한 실험과 해석의 검증이 대체로 잘 확인되었다. 하지만 thermocouple의 온도이력이나, blank의 냉각곡선과 경도값과의 비교에서 몇 가지 불일치 점이 발견되기도 하였다. 미니범퍼 시험을 수행하기 전에는 Case1의 경우 blank가 전체적으로 급냉되어 경도값이 blank 전반에 걸쳐서 균일하게 나올 것이라고 가정하였다. 하지만 실험을 해보니 die와 punch가 만나는 blank의 side wall 부분이 제대로 냉각이 되지 않아 이 부분이 완전히 마르텐사이트(martensite)화 되지 못하여 상대적으로 낮은 경도값을 얻게 되었다. 이는 Fig.31의 10번

위치에 있는 thermocouple의 실험치 온도이력 값이 해석결과에 비해 상대적으로 낮게 나온 것과 상응한다. 실제 실험에서 blank의 side wall 영역에서 punch 쪽으로 열 잘 전달되지 못하였다는 것을 의미한다. 수행했던 미니범퍼 시험의 경우 blank 전반에 걸쳐 균일한 경도값을 얻었다.

## IV. 참고문헌

1. 손현성, “Hot Press Forming을 위한 고온성형 해석” , POSCO 연구논문, Vol.12, No.2, pp.80~85, 2007.
2. G.R.Johnson and W.H.Cook, Proc. 7<sup>th</sup> Intern. Symp. Ballistics, Am. Def. Prep. Org. (ADPA), Netherlands, 1983.
3. 정관수, " Material Characterization and Development of 2-D Numerical Procedures for Hot Press Forming of Automotive Steels", 국내대학 철강연구지원사업 2008년도 연구과제 보고서, 제안코드 20077069.
4. Totten, G. E., 2007. Steel Heat Treatment Handbook 2nd Ed., CRC Press, p. 567
5. H.G. Kim, H.S. Son, S.Y. Kang, S.H. Park, “Thermo-Mechanical Coupled Simulation on the Forming of Hot Press Formed Part” , IDDRG 2006, pp.349~356., 2006.
6. Jean Lemaitre, “A Course on Damage Mechanics” , Springer, 1991
7. Meyers, “Mechanical Behavior of materials” , Prentice Hall, 1999
8. H.S.Son, 6<sup>th</sup> Sheet Metal Forming Symposium, pp.27~38, South Korea (2009)



## **Abstract**

In order to measure the flow curves of sheets at high temperatures, which are dependent on strain and strain rate as well as temperature and temperature history, a tensile test machine and specimens were newly developed in this work. Besides, an indirect method to characterize mechanical properties at high temperatures was developed by combining experiments and its numerical analysis, in which temperature history were also accounted for. Ultimately, a modified Johnson-Cook type hardening law, accounting for the dependence of hardening behavior with deterioration on strain rate as well as temperature, was successfully developed covering both pre- and post-ultimate tensile strength ranges for a hot press forming steel sheet. The calibrated hardening law obtained based on the inverse characterization method was then applied and validated for hot press forming of a 2-D mini-bumper as for distributions of temperature history, thickness and hardness considering the continuous cooling transformation diagram. The results showed reasonably good agreement with experiments.

**Keywords: Metals, Hot press forming, Inverse characterization method,  
Thermal analysis, Mechanical behavior**

**Student Number: 2006-20860**